Performance Improvement of Diagonal Type MHD Generator by Modification of PTO Electrode Configuration

Toru Takahashi Student Member (University of Tsukuba, takahashi@fmm.kz.tsukuba.ac.jp)

Takayasu Fujino Member (University of Tsukuba)

Motoo Ishikawa Member (University of Tsukuba)

Keywords: diagonal type MHD generator, power takeoff, magnetohydrodynamic analysis

Time dependent three-dimensional numerical analysis is carried out in order to clarify causes of voltage loss occurring near power takeoff (PTO) regions and to suggest how to reduce the voltage loss for the scramjet engine driven MHD generator which was developed under the hypersonic vehicle electric power system program in USA. At the program, it is assumed that the MHD generator is located on the downstream of combustor in the channel of scramjet engine, and the electric power extracted by the MHD generator is utilized for an aerodynamic drag reduction, a thermal management for surface of vehicle, an aero braking, an aero steering, an inlet shock positioning control, and a MHD bypass assisted scramjet propulsion.

The HVEPS scramjet MHD power demonstration tests were successfully concluded. The result of power demonstration test, however, showed the considerable degradation of performance near the inlet and the outlet PTO regions. To understand the mechanism of this phenomenon is beneficial for the improvement of generator performance. The objective of the present analysis, therefore, is to examine the mechanism of performance degradation near the PTO regions, and also to propose the way for the improvement of performance degradation. The present numerical analysis modifies the number of the inlet and the outlet PTO electrodes to examine the optimum number of the PTO electrodes.

Figure 1(a) shows the distribution of x -component of electric field when the number of the inlet and the outlet PTO electrodes are set to three and three, respectively, as same as the experimental electrode configuration, where the electric field is depicted in the range of 0 V/m to 500 V/m. There are the local regions with positive electric field near the PTO electrodes. The phenomenon is due to both the relatively large loss of electric field by the current flow from electrodes and the weak electromotive force in the boundary layer near the PTO electrodes. The local regions with positive electric field deteriorate the generator performance. Figure 1(b) shows the distribution of x -component of electric field when the number of the inlet and the outlet PTO electrodes is, respectively, six and nine, which corresponds to the optimum number of the PTO electrodes. The electric field is also depicted in the range of 0 V/m to 500 V/m. As can be seen from Fig. 1(b), the positive electric field is not observed near the PTO electrodes. Figure 2 shows the distribution of electrode potential. The voltage loss near the PTO electrodes occurs under the experimental electrode configuration. Under the optimum electrode configuration, on the other hand, the voltage loss disappears and the output voltage increases compared to the experimental electrode configuration. The electric power output under the optimum electrode configuration of PTO is improved by 22 percent, compared with the value in the experimental electrode configuration. These results, therefore, clearly show that the modification of the configuration of PTO electrodes leads to the improvement of generator performance.

Fig. 1. Distribution of x -component of electric field near inlet PTO electrodes

Fig. 2. Distribution of electrode potential under experimental and optimum electrode configuration

PTO 電極構成の変更によるダイアゴナル形 MHD 発電機の性能改善に関する検討

学生員 高橋 徹* 正員 藤野 貴康*
正員 石川 本雄*

Performance Improvement of Diagonal Type MHD Generator by Modification of PTO Electrode Configuration

Toru Takahashi*, Student Member, Takayasu Fujino*, Member, Motoo Ishikawa*, Member

Time dependent three-dimensional numerical analysis is carried out in order to clarify causes of voltage loss occurring near power takeoff regions and to suggest how to reduce the voltage loss for the scramjet engine driven MHD generator which was developed under the hypersonic vehicle electric power system program in USA. The numerical results under the experimental condition show that the local positive electric field is induced near the power takeoff electrodes. The phenomenon is due to the electric field loss by the high electric current through the weakly ionized plasma with low temperature and also by the low electromotive force near the power takeoff electrodes. When the configuration of power takeoff electrodes is modified, the current density near the power takeoff electrodes becomes small and the electromotive force becomes strong. The electric power output under the optimum electrode configuration of power takeoff is improved by 22 percent, compared with the value under the experimental condition.

キーワード：ダイアゴナル形 MHD 発電機，パワー・テークオフ，電磁流体解析

Keywords: diagonal type MHD generator, power takeoff, magnetohydrodynamic analysis

1. はじめに

MHD 発電機は、単純構造と高出力密度という特徴を有することから、航空宇宙分野への応用が期待されており、これまでに超音速航空機内に MHD 発電機を搭載する研究が各国において数多くなされてきた。数値解析的研究の一例として、ロシアで提案された AJAX コンセプトに代表される MHD エネルギーバイパスを適用したスクラムジェットエンジン内のプラズマ挙動を三次元数値解析により明らかにする研究が実施され⁽¹⁾⁽²⁾、また国内においても MHD エネルギーバイパスの実用可能性に関する検討がなされている⁽³⁾。実験的研究としては、近年、次世代の超音速航空機に搭載されるスクラムジェットエンジンの燃焼器下流側に MHD 発電機を設置し、燃焼器から排出された燃焼ガスを作動流体として用いることで、推進と同時に発電を行うスクラムジェットエンジン駆動 MHD 発電機の研究が米国の HVEPS 計画の下で実施された⁽⁴⁾。この計画では、MHD 発

電により得られた電力は航空機周り、およびエンジン内の流れの制御などに用いることが考えられており、その需要を賄うためにはパルス的に 10 MW 程度の電力が必要であると考えられている⁽⁵⁾⁽⁶⁾。実験では 6 kW 程度の発電出力が得られ、その実用可能性が示されたが、電力取出電極（以下、PTO 電極）近傍で出力電圧に比べ比較的大きな電圧損失が見られた。

著者らの研究グループでは、上述の実験で用いられたスクラムジェットエンジン駆動ダイアゴナル型 MHD 発電機の実験装置を対象とし、MHD 発電機内で生じる現象の解明を目的とした数値解析的研究を行ってきた⁽⁷⁾。解析結果から、発電機内の電磁流体挙動を明らかにし、実験結果とのおおよその一致を得た⁽⁷⁾。また、長岡技術科学大学の原田らにおいても上述の発電機を対象とした数値解析が実施され、実験で生じた主な損失は電極電圧降下現象によるものであることが解明された⁽⁸⁾。しかし、実験においてみられた、PTO 電極近傍で生じた電圧損失の原因については未だ解明されていない。

実験でみられた PTO 電極近傍の電圧損失の原因を解明することが出来れば、実験のみならず実用規模の MHD 発電機の性能向上のための指針を与えることが出来ると考えられる。そこで本研究では、実験条件下のスクラムジェッ

* 筑波大学大学院システム情報工学研究科

〒305-8573 つくば市天王台 1-1-1

Graduate School of Systems and Information Engineering, University of Tsukuba

1-1-1, Tennoudai, Tsukuba 305-8573

トエンジン駆動 MHD 発電機を対象として三次元数値解析を実施し、得られた結果から PTO 電極近傍の現象を把握するとともに電圧損失が発生する原因を解明する。また PTO 電極の構成を変更することで PTO 電極近傍で生じた電圧損失を抑制し、発電損失を改善するための方法を提案する。

2. 数値解析手法

〈2・1〉 解析領域 Fig. 1 に解析領域ならびに座標系を示す。解析領域は、遷移ダクト部 (0.237 m)、発電チャネル部 (0.744 m)、およびノズル (0.136 m) からなる。ここで、発電チャネル部においては計 38 枚の銅製電極フレームが絶縁壁に隔たれて配置されている。そのうち、発電機入口から数えて 1～33 番電極は x 方向に対して 60 度の傾きを有し、34～36 番電極は x 方向に対して 60 度から 90 度に遷移している。また、発電機入口から数えて 1～3 番電極および 33～35 番電極は実験と同様に PTO 電極とした。なお、 z 方向はチャネルの対称性を考慮し、半分の範囲を解析領域とした。

〈2・2〉 基礎方程式および解析手法 流体力学的諸量の基礎方程式には、以下に示す連続の式、MHD 効果をソース項に含んだ運動量保存の式およびエネルギー保存の式、気体の状態方程式を用いた。流体力学的諸量の基礎方程式は Harten-Yee の風上型 TVD 法⁹⁾を用いて解いた。

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u}) = 0 \quad (1)$$

$$\frac{\partial}{\partial t}(\rho \mathbf{u}) + \nabla \cdot (\rho \mathbf{u} \mathbf{u}) = -\nabla p + \nabla \cdot \tau_{ij} + \mathbf{j} \times \mathbf{B} \quad (2)$$

$$\frac{\partial E_0}{\partial t} + \nabla \cdot (\{E_0 + p\} \mathbf{u}) = \nabla \cdot (\tau_{ij} \mathbf{u} + \kappa \nabla T) + \mathbf{j} \cdot \mathbf{E} \quad (3)$$

$$p = \rho R T \quad (4)$$

$$E_0 = \rho \left(e + \frac{\mathbf{u}^2}{2} \right) \quad (5)$$

ここで、 $\mathbf{B}$ は磁束密度ベクトル、 e は内部エネルギー、 E_0 は全エネルギー、 $\mathbf{E}$ は電界強度ベクトル、 $\mathbf{j}$ は電流密度ベクトル、 p は静圧、 R は気体定数、 t は時間、 T は静温、 $\mathbf{u}$ は速度ベクトル、 κ は熱伝導率、 ρ は質量密度、 τ_{ij} は粘性応力テンソルである。乱流モデルには、Prandtl の混合長モ

Fig. 1. Configuration of MHD generator and coordinate system.

デルに基づいて Cebeci と Smith が提案し、Stock と Haase が修正したモデル¹⁰⁾を用いた。

電磁気学的諸量の基礎方程式には以下に示す MHD 近似を施した Maxwell 方程式、および一般化されたオームの法則を用いた。

$$\nabla \times \mathbf{E} = \mathbf{0} \quad (6)$$

$$\nabla \cdot \mathbf{j} = 0 \quad (7)$$

$$\mathbf{j} = \sigma(\mathbf{E} + \mathbf{u} \times \mathbf{B}) - \frac{\beta}{|\mathbf{B}|}(\mathbf{j} \times \mathbf{B}) \quad (8)$$

ここで、 β はホールパラメータ、 σ は電気伝導度である。Maxwell 方程式、および一般化されたオームの法則から導出される以下の電位に関する二階の偏微分方程式は、四面体要素を用いた Galerkin 有限要素法¹¹⁾により解いた。

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial x} \left[\frac{\sigma}{1 + \beta^2} \left\{ -\frac{\partial \phi}{\partial x} \left(1 + \frac{\beta^2}{|\mathbf{B}|^2} B_x^2 \right) - \frac{\partial \phi}{\partial y} \left(-\frac{\beta}{|\mathbf{B}|} B_z \right) - \frac{\partial \phi}{\partial z} \left(\frac{\beta^2}{|\mathbf{B}|^2} B_z B_x \right) + \frac{\beta}{|\mathbf{B}|} (u_x B_z^2 - u_z B_z B_x) + u_y B_z \right\} \right] \\ + \frac{\partial}{\partial y} \left[\frac{\sigma}{1 + \beta^2} \left\{ -\frac{\partial \phi}{\partial x} \left(-\frac{\beta}{|\mathbf{B}|} B_z \right) - \frac{\partial \phi}{\partial y} \left(1 + \frac{\beta^2}{|\mathbf{B}|^2} B_y^2 \right) - \frac{\partial \phi}{\partial z} \left(-\frac{\beta}{|\mathbf{B}|} B_x \right) + \frac{\beta}{|\mathbf{B}|} (u_y B_z^2 + u_y B_x^2) + u_z B_x - u_x B_z \right\} \right] \\ + \frac{\partial}{\partial z} \left[\frac{\sigma}{1 + \beta^2} \left\{ -\frac{\partial \phi}{\partial x} \left(-\frac{\beta^2}{|\mathbf{B}|^2} B_z B_x \right) - \frac{\partial \phi}{\partial y} \left(-\frac{\beta}{|\mathbf{B}|} B_x \right) - \frac{\partial \phi}{\partial z} \left(1 + \frac{\beta^2}{|\mathbf{B}|^2} B_z^2 \right) + \frac{\beta}{|\mathbf{B}|} (-u_x B_z B_x + u_z B_x^2) - u_y B_x \right\} \right] \\ = 0 \quad (9) \end{aligned}$$

ここで、 B_x, B_z は磁束密度の x, z 方向成分、 u_x, u_y, u_z は速度の x, y, z 方向成分、 ϕ は電位である。

〈2・3〉 解析条件 流体場の解析条件として、流路入口には Table 1 に示す HVEPS 計画の下で実施された実験の運転条件に合うように与えた。なお、入口温度については、Fig. 2 に示す米国の研究グループにより行われたスクラムジェットエンジン燃焼器内の三次元数値解析の結果から得られた温度分布を与えた⁶⁾。また、境界層内の温度および速度については 1/5 乗則により求めた。流路出口における流体の境界条件は自由流出条件とした。流路内部の諸量については入口から出口にかけて適切と考えられる勾配を持つ分布を初期値として与えた。流体の壁面における境界条件には no-slip 条件を用い、壁温は 1000 K 一定と仮定した。また、電気伝導度については解析結果および実験結果から得られた発電領域中央の電極電位勾配が一致するように、熱化学平衡計算により求められた電気伝導度の値の 0.5 倍とした。電磁場の境界条件として、絶縁壁および入口、出口境界では次式を与えた。

$$\mathbf{j} \cdot \mathbf{n} = 0 \quad (10)$$

ここで、 $\mathbf{n}$ は単位法線ベクトルである。また、電極上の境界条件として、入口側および出口側 PTO 電極上ではそれぞれ

Table 1. Operating condition for experiment of diagonal type MHD generator⁽⁴⁾.

Combustion efficiency (%)	89
Pre-heater H ₂ flow (kg/s)	0.031
Air flow (kg/s)	0.595
O ₂ enrichment flow (kg/s)	0.659
Seed (NaK) flow (kg/s)	0.038
Scramjet combustor fuel(ethylene) flow (kg/s)	0.160
Total flow rate (kg/s)	1.483
Inlet static pressure (atm)	0.283
Inlet static temperature (K)	2480
Channel length (m)	1.1176
Inlet height (m)	0.1329
Inlet width (m)	0.1524
Outlet height (m)	0.1670
Outlet width (m)	0.1569
Diagonalization angle (°)	60

Fig. 2. Distribution of inlet static temperature on y - z plane ($x = 0$ m). Fig. 3. Distributions of magnetic flux density ($y = 0$ m).

れ等電位境界条件を与え、他の電極上には実験で測定された負荷電流値（約 58 A）を満足するような電位を固定境界条件として与えた。印加磁束密度については、実験と同様の分布を与えた。ただし、磁束密度は x 方向、および z 方向成分のみをもつと仮定した。Fig. 3 に $y = 0$ m における磁束密度の x - z 平面分布を示す。以下では、全ての諸量の分布が定常状態に達した後の結果を示す。

3. 解析結果および考察

〈3・1〉 実験条件における発電性能 Fig. 4 に、 $z = 0$

Fig. 4. Distribution of static pressure on x - y plane ($z = 0$ m). Fig. 5. Distributions of x -component of fluid velocity with and without MHD interaction along center line of channel.

m における静圧の x - y 平面分布を示す。数値解析結果をみると発電機流路入口上部から圧縮波および膨張波が発生し、その影響が流路全域の流れ場に及んでいることがわかる。ただし、実験において流体の可視化は行われていないため、今後の検討が必要である。Fig. 5 に発電条件下、非発電条件下それぞれにおける発電機中心軸上の流速の x 方向成分分布を示す。流路出口において、発電条件下で得られた速度は非発電条件下の流速に比べ減少していることがわかる。これは、流体場と電磁場の相互作用によって生じた x の負方向にかかるローレンツ力によるものである。この流体場と電磁場の相互作用の強さを、(11) 式で定義される MHD 相互作用係数 S_p により評価した。

$$S_p = \frac{\int_{V_{all}} j_y B_z dV}{\int_{S_{in}} (p + \rho u_x^2) dS} \dots \dots \dots (11)$$

ここで、 j_y は電流密度の y 方向成分、 V_{all} は発電機流路の全容量、 S_{in} は発電機流路入口の断面積である。(11) 式から MHD 相互作用係数を評価すると約 2.5×10^{-2} となり、著者らの研究グループでこれまで解析されてきた地上パルス大電力 MHD 発電機（例えば、文献(12)）に対して、比較的低い値をとった。すなわち、MHD 発電機における流体場と電磁場の相互作用は弱く、その発電性能は極めて低いことがこのことから推測できる。Fig. 6 に、解析結果より得られた電極電位の分布を示す。図より、入口側および出口側 PTO 電極近傍において電位勾配が流れ方向に対して負となる電圧損失が生じていることがわかる。この電圧損失の大きさは、出力電圧に対して約 30% の割合を占めて

Fig. 6. Distribution of electrode potential obtained by three dimensional numerical analysis and power demonstration experiment.

Fig. 7. Distributions of electric field in x-direction ($z = 0$ m).

おり、発電機の損失に大きく影響を与えていることがわかる。しかし実験で計測された電圧損失と比較すると、大きな差異がみられる。この原因として PTO 電極上の電流密度の大きさが他の電極に比べて約 2 倍程度大きいこと、解析では考慮していない現象が生じていると考えられる。その一つに PTO 電極における電流集中現象が挙げられるが、本解析で用いた解析格子では電流集中現象を捉えるほどの解像度を有していない。従って、電流集中現象を捉えることを目的とした数値解析は今後の課題である。なお、数値解析で得られた発電出力は 11.6 kW であった。

Fig. 7 に、発電機流路内部の $z = 0$ m における電界強度の x 方向成分の分布を示す。ここで説明の便宜上、実質的に発電を行っていない領域を表すために、電界強度を 0 ~ +500 V/m の範囲に限定して図示した。なお、 x 方向電界が正の値を示すとき、その領域は非発電領域に相当する。同図から、入口側および出口側 PTO 電極近傍において、電界強度の x 方向成分が正となる領域が局所的に発生していることがわかる。なお、入口側および出口側を比較すると、電界強度が正の領域に違いがみられるが、これは最大磁場の位置が入口側 PTO 寄りであること、および入口側 PTO から電流が流出する面積と出口側 PTO に電流が流入する面積が異なることによる。局所的な x 方向の正電界が発生している領域を図中に示すように A ~ D としたとき、各領域中で x 方向の正電界が最大値をとる点について、一般化されたオームの法則を電界強度の x 方向成分について整理することにより導出される次式の各項を評価する。

$$E_x = \frac{j_x}{\sigma} - u_y B_z + \frac{1}{\sigma} \frac{\beta}{|B|} j_y B_z \dots \dots \dots (12)$$

ここで、 E_x は電界強度の x 方向成分である。なお、左辺は

Table 2. Values of each term in Eq.(12) at points with maximum electric field in the regions of A - D.

Regions	A	B	C	D
Electric field, V/m	1830	1810	1780	1490
Electric field loss, V/m	7010	2130	1850	3410
Faraday electromotive force, V/m	-1.24	0.74	-0.39	0.30
Hall electromotive force, V/m	-5180	-320.0	-77.30	-1920

Fig. 8. Configuration of PTO electrodes.

電界強度の x 方向成分、右辺第一項はプラズマ中を流れる電流による電界損失、右辺第二項、第三項はそれぞれ x 方向に作用するファラデー起電力およびホール起電力を表す。Table 2 に、領域 A ~ D において (12) 式の各項を求めた結果を示す。Table 2 から、局所的な x 方向の正電界が生じた各領域において、ファラデー起電力が電界強度の x 方向成分に及ぼす影響は小さいことがわかる。また、Fig. 2 中の壁面近傍における温度の低い気体中を電流が流れることにより大きな電界損失が生じ、その領域におけるホール起電力が低いために、 x 方向の正電界が生じることがわかる。PTO 電極近傍の電界損失が比較的大きくなる原因は、全負荷電流が PTO 電極に流入あるいは流出することが強制されることによる。

〈3・2〉 PTO 電極構成の変更に伴う電圧損失の変化 前節で述べた局所的な x 方向の正電界を抑制する方法として、電極数、およびその位置は実験条件と同様とし、PTO を構成する電極数のみを増やすことを検討した。これは、PTO 電極から流路内のプラズマに流出、あるいはプラズマから PTO 電極に流入する電流を PTO 電極数を増やすことで分散させて電極近傍の電流密度を減少し、電界損失を低減すること、および PTO を構成する電極のうち、 x 方向の流路中央部 ($x = 0.5$ m) に近い側の電極の位置を磁束密度が強い領域に配置することで、ホール起電力の増加を狙ったものである。本解析では、Fig. 8 に示すように、入口側および出口側 PTO 電極数を 3 ~ 13 の範囲で変化させ、電圧損失が抑制される電極数を求めた。なお、本論文では紙面の都合上、出口側電極数を実験条件と同様 3 に固定し、入口側 PTO 電極数のみを変更したときの結果を示す。

Fig. 9 に、入口側 PTO 電極数を 3 ~ 6 の範囲で変化させたときの Fig. 7 中の A 領域における電界強度の x 方向成分を示す。ここでも Fig. 7 と同様、電界強度を 0 ~ +500 V/m の範囲に限定して図示している。同図をみると、局所的な x 方向の正電界は PTO を構成する電極のうち、 x 方向の流路中央部 ($x = 0.5$ m) に近い側の電極近傍で生じている。また、入口 PTO 電極数を増加するにつれて局所的な x 方

Fig. 9. Distribution of electric field in x -direction near inlet PTO electrodes on x - y plane ($z = 0$ m).

Table 3. Values of each term in Eq.(12) at the point with maximum electric field in region of A in the case of 3-6 electrodes.

Number of inlet PTO electrodes	3	4	5	6
Electric field, V/m	1830	1080	514	44
Electric field loss, V/m	7010	6360	5990	5740
Faraday electromotive force, V/m	-1.24	-1.35	-1.45	-1.55
Hall electromotive force, V/m	-5180	-5280	-5470	-5690

向の正電界は抑制され、入口側 PTO 電極数を 6 としたとき、 x 方向の正電界は発生しなくなることがわかる。このとき、Fig. 7 に示した A 領域中で x 方向の正電界が最大値をとる位置について入口側 PTO 電極数を 3~6 の間で変化させたときの (12) 式の各項を求めた結果を Table 3 に示す。Table 3 から、入口側 PTO 電極数を増加するにつれて、電界損失は減少することがわかる。一方でホール起電力の絶対値は増加する。その結果、入口側 PTO 電極数を 6 とした条件においては x 方向の正電界は殆ど生じていないことがわかる。

Fig. 10 に、入口側の各 PTO 電極から流出する電流値を示す。この図から、PTO 電極数の増加に伴い、各電流から流出する電流値は減少しており、特に PTO を構成する電極のうち、最後の電極から流出する電流が低下することがわかる。この電流の低下に伴い、PTO を構成する最後の電極近傍における電流密度の x 方向成分は低下し、結果として電界損失が減少したと考えられる。

PTO 電極数を増やすことによりホール起電力の絶対値が増加する理由は、PTO 電極を構成する電極のうち、最後の電極の位置が x 方向の流路中央部 ($x = 0.5$ m) に近づくにつれ、磁束密度の z 方向成分が増加することに起因すると考えられる。Table 4 に、入口側 PTO 電極数を 3~6 としたときの、Fig. 7 に示した A 領域中で x 方向の正電界が最大

Fig. 10. Relation between outflow of current from inlet PTO electrodes and number of PTO electrodes.

Table 4. Hall electromotive force at the point with maximum electric field in region of A in the case of 3-6 electrodes.

Number of inlet PTO electrodes	3	4	5	6
Current density y -direction, A/m ²	-1310	-1220	-1180	-1150
Magnetic flux density z -direction, T	0.934	1.014	1.089	1.160
Hall parameter	0.409	0.445	0.479	0.510
Hall electromotive force, V/m	-5200	-5280	-5470	-5690

Fig. 11. Distribution of electrode potential under experimental and optimum electrode configuration.

値をとる位置における電流密度の y 方向成分、磁束密度の z 方向成分、ホールパラメータ、およびホール起電力の値を示す。この表から、入口側 PTO 電極数を増やすことにより電流密度の y 方向成分の絶対値は低下しているものの、磁束密度の z 方向成分とともにホールパラメータが増加していることが確認できる。

Fig. 11 に PTO 電極数を変更した場合の電極電位分布を示す。なお、出口側 PTO 電極数は入口側と同様に求め、電圧損失が抑制されときの電極数である 9 とした。同図から、磁束密度が低く発電のために起電力が得られない領域において、PTO 電極数を増加することで電圧損失を抑制し、発電性能を向上できることが示唆された。このとき、発電出力約 14.2 kW が得られ、実験条件の PTO 電極数としたときの解析結果に対して約 22% 改善された。なお、本解析では実験機の電極の形状および全電極数を既存の装置と一致させて行うことを条件としたが、発電機的全電極数およびその配置領域に関しても最適化が必要であるため今後の研究課題とする。また、このときの発電機流路内部の $z = 0$ m における電界強度の x 方向成分分布を Fig. 12 に示す。Fig. 7 との比較より、PTO 電極近傍において局所的な x 方向の正

Fig. 12. Distribution of electric field in x-direction under optimum electrode configuration($z = 0$ m).

電界が発生していないことがわかる。

4. まとめ

本論文では、米国で開発されたスクラムジェットエンジン駆動ダイアゴナル形MHD発電機実験装置を対象として三次元数値解析を実施し、実験および解析結果でみられたPTO領域近傍における電圧損失の原因を解明するとともに、電圧損失を改善するための一つの手法を提案した。得られた主な結果を以下に記述する。

(1) 実験条件下のPTO電極近傍において、温度の低い気体中を電流が流れることにより大きな電界損失が生じ、その領域では起電力が低いために、局所的な $+x$ 方向の電界が発生していることが明らかとなった。

(2) PTO電極近傍で電圧損失が発生しないようPTO電極数を変更したとき、発電出力は実験条件に対して約22%改善された。実験および実用規模の発電機を設計・運用する際には、PTO電極の構成を最適化することが有用であることが示された。

(平成21年6月11日受付，平成22年4月7日再受付)

文 献

- (1) E.P. Gurijanov and Ph. T. Hirsha: "AJAX: New directions in hypersonic technology", 7th Aerospace Planes and Hypersonics Technology Conference, AIAA Paper 96-4609, Norfolk, England (1996-4)
- (2) D.V. Gaitonde: "Magnetohydrodynamic Energy-Bypass Procedure in a Three-Dimensional Scramjet", *J. Propulsion & Power*, Vol.22, No.3, pp.498-510 (2006)
- (3) 神永 晋・富岡定毅・山岬裕之:「MHD エネルギーバイパスを用いたスクラムジェットエンジンの性能」, 航空宇宙学論, Vol.53, No.623, pp.554-561 (2005)
- (4) J.T. Lineberry, L. Begg, J.H. Castro, R.J. Litchford, and J.M. Donohue: "HVEPS Scramjet-Driven MHD Power Demonstration Test Results", 38th AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference In conjunction with the 16th International Conference on MHD Energy Conversion, AIAA-2007-3881, Miami, USA (2007-6)
- (5) J.T. Lineberry, L. Begg, J.H. Castro, and R.J. Litchford: "Scramjet Driven MHD Power Demonstration - HVEPS Program", 37th AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference, AIAA paper 2006-3080, San Francisco, USA (2006-6)
- (6) J.T. Lineberry, L. Begg, J.H. Castro, and R.J. Litchford: "Scramjet Driven MHD Power Demonstration - HVEPS Program Overview", 14th AIAA/AHI International Space Planes and Hypersonic Systems and Technologies

Conference, AIAA-2006-8010, Canberra, Australia (2006-11)

- (7) D. Gotoh, T. Takahashi, T. Fujino, M. Ishikawa, and J.T. Lineberry: "Computational Analysis of HVEPS Scramjet MHD Power Generation", 38th AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference In conjunction with the 16th International Conference on MHD Energy Conversion, AIAA-2007-4015, Miami, USA (2007-6)
- (8) T. Hardianto, N. Sakamoto, and N. Harada: "Performance Study of a Diagonal Conducting Wall MHD Power Generation", 38th AIAA Plasmadynamics and Lasers Conference In conjunction with the 16th International Conference on MHD Energy Conversion, AIAA-2007-4016, Miami, USA (2007-6)
- (9) H.C. Yee: "Upwind and Symmetric Shock-Capturing Schemes", NASA TM-89464 (1987-5)
- (10) H.W. Stock and W. Haase: "The Determination of Turbulent Length Scales in Algebraic Turbulence Models for Attached and Slightly Separated Flows Using Navier-Stokes Methods", 19th AIAA Fluid Dynamics, Plasma Dynamics & Lasers Conference, AIAA paper 87-1302, Honolulu, USA (1987-6)
- (11) 中田高義・高橋則雄: 電気工学の有限要素法, 森北出版 (1986)
- (12) M. Yuhara, T. Fujino, M. Ishikawa, and J.T. Lineberry: "Three-Dimensional Analysis of a Large-Scale Pulsed MHD Generator", 15th International Conference on MHD Energy Conversion, Vol.1, pp.285-293 (2005)

高 橋 徹 (学生員) 1984年9月23日生。2007年3月筑波大学第三学群工学システム学類卒業。2009年3月筑波大学大学院システム情報工学研究科構造エネルギー工学専攻博士前期課程修了。同年4月同大学大学院システム情報工学研究科構造エネルギー工学専攻博士後期課程入学。主としてMHD発電に関する研究に従事。

藤 野 貴 康 (正員) 1974年7月16日生。1997年3月東京理科大学理学部応用物理学学科卒業。1999年3月東京工業大学大学院総合理工学研究科創造エネルギー工学専攻修士課程修了。2002年3月同大学院博士後期課程修了。2002年4月～2004年7月日本学術振興会特別研究員PD。2004年7月～筑波大学大学院システム情報工学研究科構造エネルギー工学専攻講師。この間、主としてプラズマMHD発電，MHD技術の航空宇宙応用の研究に従事。博士（工学）。

石 川 本 雄 (正員) 1949年1月12日生。1971年3月京都大学工学部電気工学科卒業。1976年3月同大学大学院工学研究科電気工学専攻博士課程修了。京都大学原子エネルギー研究所助手，同大学工学部電気工学科助教授を経て，1998年4月より筑波大学機能工学系教授。改組により2004年4月より筑波大学大学院システム情報工学研究科構造エネルギー工学専攻教授。この間、主としてMHD発電，D-3He核融合炉における直接エネルギー変換，超長距離大電力直流送電などの研究に従事。工学博士。